



UN MODELLO SEMPLIFICATO PER LA PREVISIONE DELL'INCREMENTO DI PRESSIONE INTERSTIZIALE INDOTTO DA CARICHI CICLICI

Anna Chiaradonna, Anna d'Onofrio, Valeria Licata

Università degli studi di Napoli "Federico II"

anna.chiaradonna@unina.it, donofrio@unina.it, valeria.licata@unina.it

Giuseppe Tropeano

Università degli studi di Cagliari

giuseppe.tropeano@unica.it

Francesco Silvestri

Università degli studi di Napoli "Federico II"

francesco.silvestri@unina.it

Sommario

Le procedure che consentono la valutazione dell'incremento di pressione interstiziale indotto da azioni sismiche in terreni sabbiosi saturi si basano, tipicamente, sui risultati di prove cicliche di laboratorio a tensione o deformazione controllata. In tali procedure la storia di carico irregolare a cui è sottoposto in terreno in sito deve essere semplificata con una azione equivalente tale che produca, su provini di terreno sottoposti a prove cicliche di laboratorio, lo stesso incremento delle pressioni interstiziali atteso nel sito. In alternativa, nel caso di propagazione monodimensionale, è possibile utilizzare un unico parametro, detto 'parametro di danno', per modellare gli incrementi di pressione interstiziale misurati in laboratorio. Questo parametro consente di applicare direttamente i risultati di laboratorio per predire l'incremento di pressione interstiziale generato in sito da storie irregolari di tensione o deformazione dovute all'azione sismica. Tale procedura, per la sua semplicità di applicazione, consente di effettuare analisi della risposta dinamica di depositi sabbiosi saturi senza adottare sofisticati modelli costitutivi del terreno e pertanto si presta all'implementazione in codici di calcolo che operano nel dominio del tempo.

1. Introduzione

In un'analisi dinamica semplificata, la procedura più classica per la previsione numerica dell'incremento di pressione interstiziale generato da azione sismica in un deposito sabbioso saturo generalmente consta di tre fasi (AGI, 2005):

- I. valutazione della storia di tensione tangenziale, $\tau(t)$, alla profondità di interesse mediante analisi in tensioni totali;
- II. conversione della storia tensionale irregolare in un numero equivalente (N_{eq}) di cicli a tensione tangenziale uniforme (τ_{eq});
- III. stima dell'incremento di pressione interstiziale indotto dal numero di cicli equivalenti a tensione uniforme a partire dai risultati di prove cicliche di laboratorio (in genere prove di taglio semplice ciclico o triassiali cicliche).

Il punto fondamentale di queste procedure che consentono l'uso dei risultati delle prove di laboratorio è la definizione del numero equivalente di cicli di carico uniformi. A tale scopo, sono disponibili in letteratura diverse procedure (Seed et al., 1975; Biondi, 2002), la cui applicazione può comportare però un notevole onere computazionale e un risultato marcatamente dipendente dal modo con il quale sono individuati e convertiti i singoli cicli della storia di carico irregolare.

Un approccio più affidabile e rigoroso per il calcolo dell'incremento di pressione interstiziale è l'analisi dinamica in tensioni efficaci, in cui il modello che consente di valutare la variazione di pressione interstiziale è direttamente accoppiato con le equazioni non lineari del moto. Di contro, le analisi in tensioni efficaci necessitano di modelli costitutivi avanzati i cui parametri non sono facilmente ottenibili con le prove di laboratorio classiche. Tali analisi richiedono, inoltre, un notevole impegno computazionale che limita l'utilizzo di questo approccio nelle applicazioni pratiche.

Il modello semplificato di seguito proposto è basato sulla rappresentazione dei dati di sovrappressione interstiziale ottenuti da prove cicliche triassiali o di taglio semplice mediante una sola variabile, 'parametro di danno', che consente una applicazione diretta dei dati ottenuti sperimentalmente a storie irregolari di tensione o deformazione. La procedura ha il vantaggio di rimuovere la necessità di approssimare le storie irregolari in cicli a tensione uniforme equivalenti e non richiedere la determinazione di ulteriori parametri meccanici; di conseguenza può essere applicata senza variazioni in metodi di analisi che operano in tensioni totali o in tensioni efficaci, indifferentemente.

2. Modello semplificato per la previsione dell'incremento di pressione interstiziale

Nonostante la formulazione originale sia espressa in termini di deformazioni tangenziali (Finn e Bhatia, 1982), le prove cicliche a tensione controllata sono ancora le più diffuse per la valutazione del potenziale di liquefazione. Per questo motivo, il modello semplificato presentato in questo lavoro si riferisce ai risultati di prove cicliche a tensione controllata, espressi come curva CSR - N, dove CSR è il rapporto tra la tensione tangenziale e la tensione efficace media iniziale in prove triassiali cicliche - oppure la tensione verticale efficace iniziale in prove di taglio semplice, che innesca la liquefazione per un dato numero di cicli, N.

2.1 Definizione delle grandezze di base

L'eccesso di pressione interstiziale generata nel terreno da carichi ciclici può essere suddiviso in due componenti: transitoria e residua (Polito et al., 2008). La componente transitoria è dovuta alla ciclicità del carico, mentre l'aliquota residua altera il regime di tensioni efficaci ed è connessa all'aliquota irreversibile della deformazione dello scheletro solido.

Il modello proposto in seguito è in grado di prevedere le sovrappressioni interstiziali residue, identificate per semplicità con l'incremento di pressione massimo Δu registrato nelle prove. Tale approssimazione può essere tollerata poiché conduce a una stima cautelativa delle Δu nelle analisi dinamiche.

Nella Figura 1a sono mostrati i risultati di prove cicliche non drenate a tensione controllata in termini di rapporto adimensionale tra la sovrappressione interstiziale massima e la tensione efficace iniziale di confinamento del provino, $\Delta u/\sigma'_0$, al variare del numero di cicli uniformi, N, e per diversi valori imposti del rapporto di tensione ciclica, CSR (*cyclic stress ratio*) definito come tensione tangenziale ciclica, τ_c , normalizzata

$$CSR \doteq \tau_c/\sigma'_0 \quad (1)$$

I dati evidenziano che l'incremento di pressione massimo normalizzato, r_u è funzione del numero di cicli e dell'ampiezza di tensione ciclica applicata, così è possibile scrivere che:

$$\Delta u/\sigma'_0 = f(CSR, N) \quad (2)$$

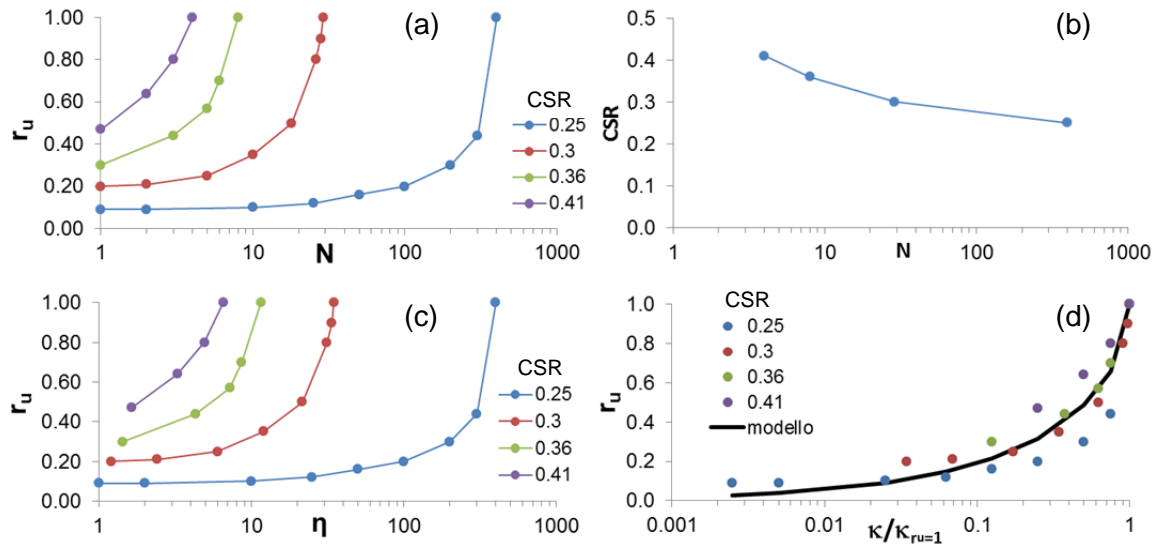


Fig 1. Dati prove triassiali cicliche a tensione controllata su sabbia silicea con $Dr=60\%$ (Silver e Park, 1976).

Come suggerito da Finn e Bhatia (1982), un'alternativa al numero di cicli per descrivere la storia tensionale del campione è la lunghezza del percorso di tensione, η , che corrisponde a N cicli di ampiezza τ_c . La variabile η è continua e monotonicamente crescente poiché per definizione $d\eta$ è proporzionale all'incremento di tensione tangenziale in valore assoluto e di conseguenza η è in grado di rappresentare una qualsiasi storia di carico:

$$d\eta = \frac{|d\tau|}{\sigma'_0}; \quad \eta = \int_0^t \frac{|d\tau|}{\sigma'_0} dt \quad (3)$$

Per comprendere il significato di questa variabile, si consideri un ciclo di una prova a tensione controllata, di ampiezza τ_c . La lunghezza del percorso di tensione in un ciclo è $\eta_{N=1} = 4 \cdot \tau_c / \sigma'_0$, poiché in ogni quarto di ciclo si ha un incremento di percorso $\Delta\eta = \tau_c / \sigma'_0$. Di conseguenza, per una storia di carico uniforme, in corrispondenza di N cicli di carico:

$$\eta = 4 \cdot \frac{\tau_c}{\sigma'_0} \cdot N = 4 \cdot CSR \cdot N \quad (4)$$

Sostituendo il numero di cicli N con la variabile η , si ottiene il grafico di Figura 1c, che risulta proporzionale al precedente (Figura 1a). L'incremento di pressione interstiziale normalizzato può essere dunque espresso in funzione del rapporto tensionale ciclico e della lunghezza del percorso di tensione:

$$\Delta u / \sigma'_0 = g(CSR, \eta) \quad (5)$$

CSR e η sono legate tra di loro attraverso una ulteriore variabile, nota come parametro di danno, κ , in grado di includere sia la variazione di ampiezza di tensione ciclica sia il numero di cicli.

La formulazione adottata del parametro di danno è la seguente (Ivšić, 2006):

$$\kappa = (\eta / CSR) \cdot [(CSR / CSR_{min}) - 1]^\alpha \quad (6)$$

L'esponente α e CSR_{min} sono due costanti da calibrare sulla base dei dati sperimentali.

$CSR_{min} = \tau_{min} / \sigma'_0$ individua il valore minimo al di sotto del quale non si genera accumulo di sovrappressioni interstiziali e risulta essere l'omologo della soglia di deformazione volumetrica, γ_v (Vucetic, 1994). Operativamente, può essere estrapolato dalla curva di resistenza ciclica (Figura 1b) per un numero di cicli infinito.

La curva di resistenza ciclica può essere analiticamente descritta dalla relazione (Park e Ahn, 2013):

$$\frac{(CSR - CSR_{min})}{(CSR_{ref} - CSR_{min})} = \left(\frac{N_{ref}}{N_i} \right)^{1/\alpha} \quad (7)$$

in cui N_{ref} e CSR_{ref} sono le coordinate di un generico punto sperimentale della curva assunto come riferimento e α è l'esponente dell'equazione (6), ovvero la pendenza media della spezzata che unisce i punti sperimentali nel piano bi-logaritmico $(CSR - CSR_{min}) - N$.

Per costruire la curva di resistenza ciclica è opportuno riferirsi al cosiddetto criterio 'tensionale', considerando il punto d'incipiente liquefazione come quello in cui l'incremento di pressione interstiziale eguaglia la tensione efficace iniziale di confinamento ($r_u = \Delta u / \sigma'_0 = 1$) (Seed e Lee, 1966).

Il significato fisico del parametro di danno può essere facilmente dedotto dall'espressione (6) considerando che esso è il prodotto di due quantità: la prima, η / CSR , è proporzionale al numero di cicli, mentre la seconda, $[(CSR / CSR_{min}) - 1]^\alpha$, tiene in conto dell'ampiezza della sollecitazione applicata rispetto al valore soglia. Il parametro di danno è dunque un parametro integrale che corrisponde all'area sottesa dalla curva in Figura 2a.

Rappresentando i valori sperimentali di r_u della Figura 1c in funzione del parametro di danno, si osserva che i risultati delle diverse prove possono essere ragionevolmente approssimati con un'unica curva (Figura 1d). L'incremento di pressione interstiziale normalizzato può essere in questo modo espresso in funzione del solo parametro di danno, κ , attraverso una funzione $h(\kappa)$ da definire a seconda delle caratteristiche del materiale esaminato:

$$\Delta u / \sigma'_0 = h(\kappa) \quad (8)$$

L'espressione (8) esprime una relazione biunivoca tra il parametro di danno e la grandezza di interesse ed è stata definita in maniera diversa dai vari autori (Finn e Bhatia, 1982; Ivšić, 2006; Park e Ahn, 2013). Nello studio in esame è stata assunta la relazione di Booker et al. (1976), riproposta da Park e Ahn (2013) in termini di parametro di danno (Figura 1d):

$$\frac{\Delta u}{\sigma'_0} = \frac{2}{\pi} \arcsen \left[\left(\frac{\kappa}{\kappa_{r_u=1}} \right)^{1/2\beta} \right] \quad (9)$$

dove β è una costante che dipende dal materiale e $\kappa_{r_u=1}$ è il valore del parametro di danno quando il rapporto tensionale $r_u = \Delta u / \sigma'_0$ è pari a uno. In ogni caso la funzione $h(\kappa)$ può essere definita direttamente sulla base dell'interpretazione dei dati sperimentali a disposizione, senza compromettere la validità generale del modello.

In virtù della (8), alla curva di resistenza ciclica ($r_u = 1$) corrisponde un unico valore del parametro di danno, $\kappa_{r_u=1}$ ed è possibile tracciare delle 'isolinee di danno' nel piano CSR-N (Figura 2b).

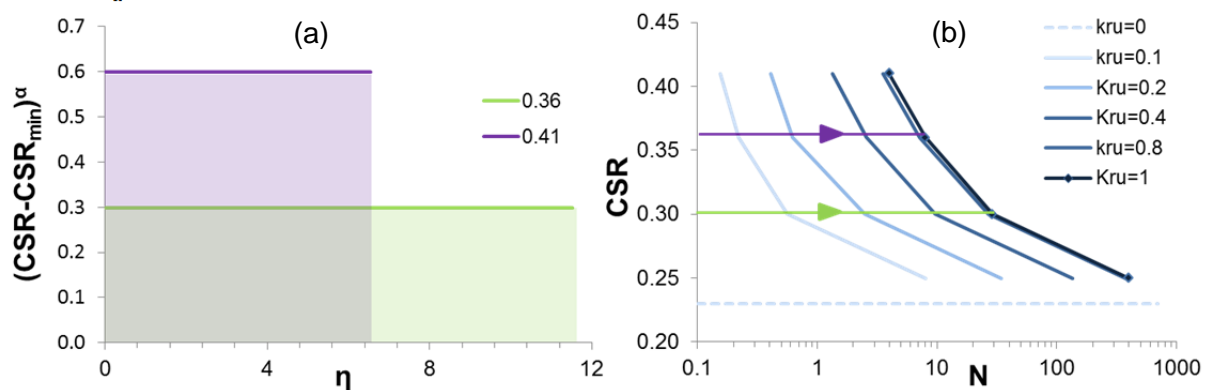


Fig 2. (a) Rappresentazione grafica del parametro di danno; (b) Isolinee di danno nel piano CSR-N con individuazione del percorso tensionale seguito in due prove cicliche

3. Simulazioni prove triassiali cicliche su terreni piroclastici

Di seguito si riporta un esempio di simulazione di prove triassiali cicliche eseguite su materiali piroclastici, sottoposti a una componente deviatorica ciclica, q , di ampiezza pari a 80, 120 e 160 kPa. Tali terreni sono granulometricamente descrivibili come sabbie con limo con una frazione ghiaiosa (pomici isolate) talvolta non trascurabile, il cui fuso è compreso all'interno degli intervalli limite dei terreni liquefacibili adottati dalla normativa vigente. Ogni provino è stato ricostituito con la tecnica del *moist-tamping* a contenuto d'acqua naturale e successivamente saturato (Olivares e Picarelli, 2001).

3.1 Calibrazione dei parametri del modello

Nella prova triassiale ciclica le condizioni di carico sono diverse rispetto a quelle della prova di taglio semplice riprodotte dal modello, di conseguenza i rapporti tensionali ciclici corrispondenti non si equivalgono. Nelle prove a liquefazione i due rapporti sono correlati tra di loro secondo la relazione $CSR_{SS} = c_r \cdot CSR_{TX}$ con c_r fattore correttivo variabile tra 0.7 e 1.15 a seconda del criterio di equivalenza adottato. Nel caso in esame si è assunto un fattore di correzione unitario.

La curva di resistenza ciclica è stata costruita secondo l'approccio tensionale, con riferimento ad un $r_u = 0.90$. Tale soglia ha mostrato una buona corrispondenza con risultati elaborati adottando nell'approccio deformativo una soglia di deformazione $\varepsilon_a = 5\%$.

La curva di resistenza ciclica simulata (Figura 3a) è stata ricavata imponendo la minimizzazione dello scarto tra i valori predetti dalla (7) e i valori sperimentali. I parametri del modello sono riportati in Figura 3a. Trattandosi di materiale piroclastico si è scelto di valutare il coefficiente β dell'espressione (9) direttamente dai dati sperimentali (Figura 3b), nonostante nella letteratura scientifica siano fornite diverse indicazioni circa l'intervallo di variazione (Lee e Albaisa, 1974), e la dipendenza dalle caratteristiche del materiale (Polito et al., 2008).

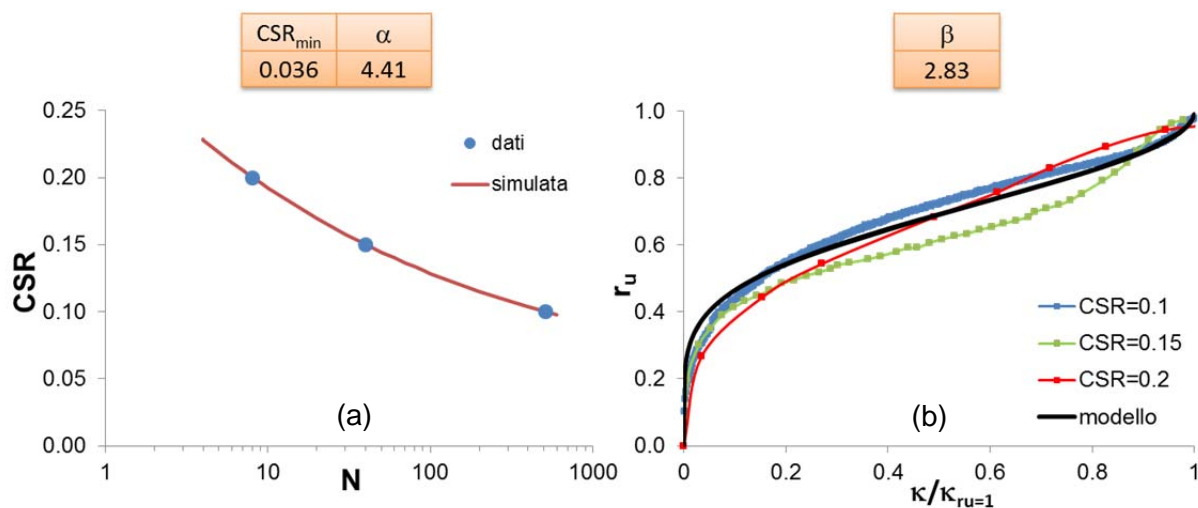


Fig 3. Calibrazione dei parametri del modello sui dati sperimentali

3.2 Confronto simulazioni con i dati sperimentali

La storia di carico applicata è rappresentabile da una storia delle tensioni tangenziali ($\tau_c = q/2$) variabile secondo una legge sinusoidale. Il confronto tra le simulazioni e i dati sperimentali (Figura 4) mostra come il modello sia in grado di riprodurre con buona approssimazione l'andamento dell'incremento delle pressioni interstiziali in condizioni d'incipiente liquefazione del terreno (CSR = 0.1 - Fig. 4a), mentre l'andamento della curva r_u -N è meno soddisfacente per la prove (CSR = 0.15 - 0.20 - Fig. 4b,c) che descrivono curve meno regolari.

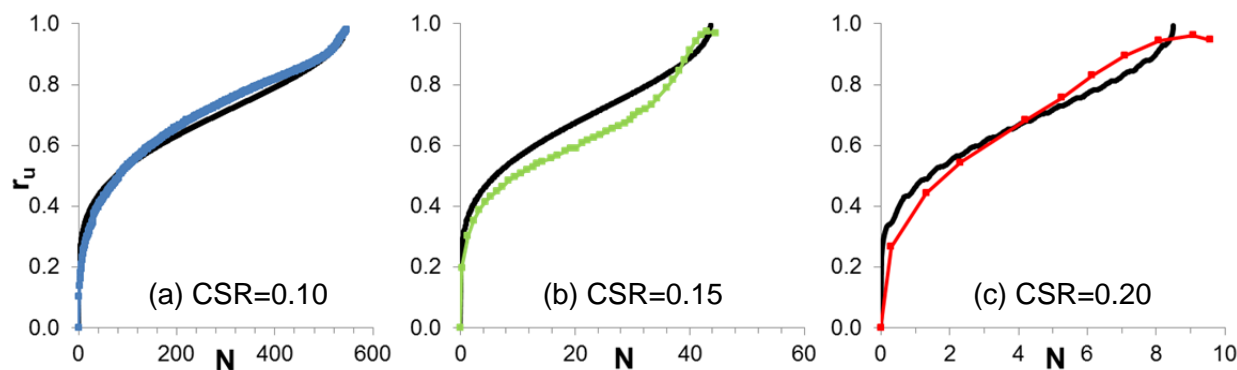


Fig 4. Confronto simulazioni delle prove di laboratorio con i dati sperimentali (in nero la curva simulata)

4. Discussione e conclusioni

Il modello semplificato esposto è finalizzato alla previsione dell'incremento di pressione interstiziale massimo indotto da carichi ciclici su terreni suscettibili di liquefazione. Al fine di ottenere un risultato soddisfacente, è necessaria una buona riproduzione della curva di resistenza ciclica. Il modello, infatti, risulta fortemente influenzato dai parametri α e CSR_{min} , per i quali è necessaria una accurata calibrazione. È inoltre importante assumere una relazione r_u -N che sia rappresentativa del comportamento del terreno che si vuole analizzare. A tal proposito, in alcuni terreni può essere evidenziata una dipendenza più o meno marcata di β da CSR (Figura 1d), che Polito et al. (2008) ritengono trascurabile per terreni con contenuto di fine inferiore al 35%.

La forma integrale del parametro di danno lo rende implementabile in codici di calcolo che operano nel dominio del tempo; di contro necessita dei risultati di prove cicliche per poter essere applicato.

Bibliografia

- AGI (2005). Aspetti geotecnici della progettazione in zona sismica. Linee Guida. Patron Editore, Bologna.
- Biondi G. (2002). Instabilità sismica dei pendii sabbiosi causata da incrementi di pressione interstiziale. Tesi di Dottorato in Ingegneria Geotecnica, Università di Catania.
- Booker J.R., Rahman M., Seed H.B. (1976). "GADFLEA: a computer program for the analysis of pore pressure generation and dissipation during cyclic or earthquake loading". California University, Berkeley. Earthquake Engineering Research Center.
- Finn W.D.L., Bhatia S. (1982). "Prediction of seismic porewater pressures". Proc. 10th Int. Conf. on SMFE, Stockholm, vol. 3, 201-206.
- Ivšić T. (2006). "A model for presentation of seismic pore water pressures", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 26, 191-199.
- Lee K.L., Albaisa A. (1974). "Earthquake induced settlements in saturated sands", *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 100 (4), 10.
- Olivares L., Picarelli L. (2001). "Susceptibility of loose pyroclastic soils to static liquefaction: some preliminary data". Proc. Int. Conf. on Landslides- Causes, Impacts and Countermeasures, Davos, 75-85.
- Park D., Ahn J.K. (2013). "Accumulated stress based model for prediction of residual pore pressure". Proc. 18th Int. Conf. on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris, vol. 2, 1567-1570.
- Polito C.P., Green R.A., Lee J. (2008). "Pore pressure generation models for sands and silty soils subjected to cyclic loading", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 134, 1490-1500.
- Seed H.B., Idriss I.M., Makdisi F., Banerjee N. (1975). Representation of irregular stress time histories by equivalent uniform stress series in liquefaction analysis. Report EERC, University of California, Berkeley.
- Seed H.B., Lee K.L. (1966). "Liquefaction of saturated sands during cyclic loading", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, vol. 92, SM6, 105-134.
- Silver M.L., Park T.K. (1976). "Liquefaction potential evaluated from cyclic strain-controlled properties tests on sand", *Soils and Foundation*, vol. 16, 3, 51-65.
- Vucetic M. (1994). "Cyclic threshold shear strains in soils". *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, vol. 120, 12, 2208-2228.